

MODELADO POR ELEMENTOS FINITOS DEL PROCESO DE SOLDADURA FSSW CONSIDERANDO LA INSERCIÓN DE LA HERRAMIENTA

NUMERICAL MODELLING OF FSSW JOINING CONSIDERING THE TOOL PLUNGING

Gustavo E. Carr^{a,b}, Nicolás Biocca^{a,b}, Santiago A. Urquiza^a y Guillermo A. Lombera^{a,b}

^aGrupo de Ingeniería Asistida por Computación, Universidad Nacional de Mar del Plata, Av. Juan B. Justo 4302, 7608 Mar del Plata, Argentina, <http://www.fi.mdp.edu.ar/>

^bCONICET - Mar del Plata, Argentina, <http://mardelplata-conicet.gob.ar/>

Palabras clave: Soldadura FSSW, ALE, MEF, Dinámica de mallas computacional

Resumen. En el presente trabajo se presenta un modelo termomecánico de las etapas de *plunging* y *dwelling* del proceso de soldadura de punto por fricción-agitación. Las simulaciones están orientadas a obtener detalles de las particularidades del flujo en el entorno de la herramienta en la medida que la misma se va insertando en el material a unir. El proceso es modelado como un flujo viscoplástico termomecánicamente acoplado. En el cálculo del desplazamiento de los nodos de la superficie de material en contacto con la herramienta, se empleó un algoritmo que tiende a minimizar la distorsión de los elementos subsuperficiales. Por otra parte, el desplazamiento de los nodos se computa usando modelos basados en ecuaciones de elasticidad. Se presentan resultados de modelado, contrastando los mismos con resultados numéricos y experimentales existentes. Se encontró en el resultado numérico un ajuste aceptable a lo reportado en literatura.

Keywords: FSSW, ALE, FEM, Computational Mesh Dynamics

Abstract. A thermomechanical model of the *plunging* and *dwelling* phases of the FSSW joining process is introduced in the present work. The simulation is aimed to obtain details of the flow in the tool vicinity as it plunges into the welding material. The process is modelled as a thermo-mechanically coupled viscoplastic flow. Special attention was put to the calculus of displacement of the nodes in contact with the tool. An algorithm was developed to minimise the excessive mesh distortion. On the other hand, the displacement of the nodes in the bulk of the material was calculated by means of models based on elasticity equations. Results are provided and comparison was carried out against numerical and experimental data. Numerical results showed good agreement to data reported in literature.

1. INTRODUCCIÓN

El proceso de soldadura de punto por fricción agitación, FSSW por su sigla en inglés, lleva ya treinta años de historia. Fue inventado en 1991 por The Welding Institute junto con la técnica de soldadura por fricción agitación. Consiste en una técnica de unión de materiales a través del calentamiento por fricción y el trabajado mecánico que determina una mezcla del material de ambos componentes llevada a cabo a temperaturas por debajo del punto de fusión.

Entre las ventajas de este tipo de unión están: la ausencia de arco eléctrico, la presencia de tensiones residuales mucho menores a la de la soldadura de arco convencional; debido a que no se llega a fundir completamente los materiales, se pueden unir aleaciones metalúrgicamente disímiles e imposibles de unir mediante arco eléctrico.

Entre las desventajas, se puede mencionar el gran tamaño del equipamiento debido a las magnitudes de las fuerzas involucradas, lo que lo hacen un método de unión poco portátil.

La técnica está basada en la acción de una herramienta rotativa que es presionada axialmente sobre los materiales a unir. En la primera etapa, la de “introducción”, la herramienta desciende girando dentro del material mientras que el trabajado mecánico y la fricción provocan el aumento de temperatura del mismo al punto de llegar a un estado pastoso, lo cual deriva en la mezcla de los materiales a unir. Luego de alcanzada una profundidad de la herramienta, ésta se mantiene girando y mezclando los materiales. Esta etapa se denomina de “permanencia”. Luego de un lapso de tiempo la herramienta es alejada axialmente y la soldadura comienza a enfriarse. Esta es la etapa denominada de “retirada”. La velocidad de giro de la herramienta, así como su velocidad axial y los tiempos de permanencia dependen de los materiales a unir, de sus espesores y de la geometría de la herramienta.

Las dimensiones de las herramientas, generalmente de forma cilíndrica, van aproximadamente desde los 8 mm a 28 mm, mientras que los espesores varían entre algunas décimas de milímetro hasta aproximadamente los 6 mm. La soldadura tipo FSSW se realiza mayormente en planchuelas superpuestas, casi siempre de a dos.

Debido a la existencia de enormes gradientes espaciales y temporales de temperaturas y velocidades del material, la experimentación presenta una gran dificultad de realizar mediciones in situ, por lo que se recurre frecuentemente al modelado numérico.

Existen en literatura estudios sistemáticos acerca de los modelos constitutivos, como por ejemplo la tesis doctoral de [Kuykendall \(2011\)](#) o en [D’Urso y Giardini \(2015\)](#). Existen varios enfoques para realizar la simulación numérica en soldadura FSSW. Los dos enfoques más comunes, dependiendo de la representación del comportamiento del material, son los de modelado de sólidos con plasticidad y el modelado de fluidos altamente viscosos. Entre los primeros, se pueden citar los trabajos de [Mandal et al. \(2008\)](#) y [Zhang et al. \(2019\)](#). Los modelos de fluidos presentan la ventaja de poder describir adecuadamente los procesos de altas velocidades de deformación que se desarrollan, según [P. Jedrasiak \(2019\)](#).

La variación de la geometría consiste en un desafío importante al momento de modelar este proceso de unión. En los modelos que utilizan la representación Lagrangiana pueden producirse deformaciones de los elementos que comprometan su desempeño, adquiriendo relaciones de aspecto muy distantes de la unidad, por lo que se recurre al remallado adaptativo como en [Miles et al. \(2015\)](#) o [Guerdoux \(2004\)](#). Esta técnica, además de sumar pasos de re-ensamblado de la malla, puede llegar a introducir fenómenos de difusión artificial de los campos escalares y vectoriales modelados. En el presente trabajo se utiliza la técnica Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) ([Donea et al. \(2004\)](#)) para evitar la difusión artificial, ya que se trata de modelar considerando elevados gradientes de velocidades.

2. METODOS

Se modeló el proceso completo de soldadura por fricción agitación incluyendo las etapas de introducción de la herramienta en el continuo, la etapa de permanencia y la de retirada, particularmente para el caso de dos planchuelas superpuestas, de $1,3\text{ mm}$ de espesor cada una.

Se utilizó un framework propio escrito en lenguaje Fortran (Urquiza y Vénere (2001)) utilizando ecuaciones escalares obtenidas de aplicar el Método de Elementos Finitos a formulaciones variacionales de las ecuaciones diferenciales que describen el problema físico.

La resolución del problema se implementó a través de una secuencia de tres substeps iterando no-linealmente en cada paso de tiempo.

La secuencia de resolución se puede observar en la figura 1 y se describe en detalle a continuación en 2.1.

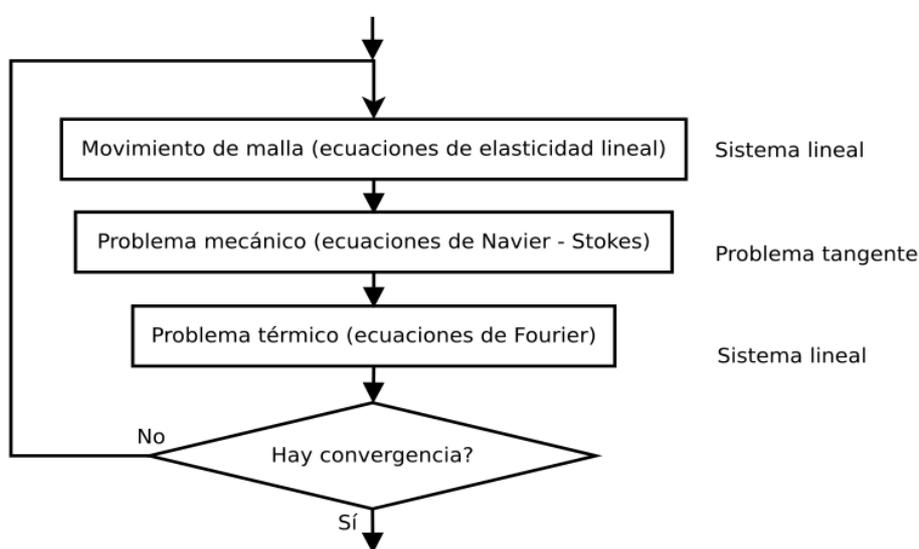


Figura 1: Secuencia de resolución de la soldadura para cada paso de tiempo.

2.1. Secuencia de resolución

Los grados de libertad por nodo del problema son siete: desplazamiento radial y vertical del nodo, presión, temperatura y velocidades radial, vertical y circunferencial del material. Adicionalmente, se implementó una variable auxiliar que contiene el estado de contacto (variable que varía entre 0 y 1).

Los parámetros que gobiernan el comportamiento de la herramienta son cuatro: velocidad de giro en rad/s , velocidad axial en m/s , tiempo en segundos de comienzo de la etapa de permanencia y tiempo de comienzo de la etapa de retirada. La herramienta gira a velocidad constante, descendiendo con velocidad uniforme hasta el tiempo de permanencia. Una vez alcanzado el tiempo de retirada, la herramienta comienza a ascender terminando el contacto con el material.

En el primer substep se calcula la deformación de la malla (desplazamientos en dirección radial y vertical de los nodos) mediante la resolución de un problema de elasticidad no lineal teniendo en cuenta además el campo de velocidades radiales y axiales de la superficie libre. Todas las demás variables permanecen constantes en este substep.

En el segundo substep se resuelven las ecuaciones de Navier-Stokes completas mediante la técnica Arbitrary Lagrangian-Eulerian considerando la viscosidad como dependiente localmente de la temperatura. En este substep se obtienen los campos de velocidades y de presiones,

mientras que el campo de temperaturas y los desplazamientos de nodos de la malla permanecen constantes.

En el tercer substep se resuelven las ecuaciones diferenciales correspondientes al campo de temperaturas, así como también el balance de calor a través de los contornos del dominio. Todas las demás variables permanecen constantes en este substep. Se utilizan los campos de velocidades obtenidos en el substep anterior y se resuelven las ecuaciones diferenciales de advección-difusión mediante la técnica ALE.

Finalizados los tres substeps, se comprueba que los errores relativos de las variables respecto del paso de tiempo anterior estén dentro de las tolerancias. Se iteran los tres substeps hasta asegurar la convergencia de la solución antes de pasar al siguiente paso de tiempo.

2.2. Movimiento de malla

El movimiento de la malla se discretiza con elementos lineales a través de la resolución de un problema pseudo-elástico bidimensional.

2.2.1. Algoritmo de contacto de malla

El contacto con la malla se resuelve mediante un algoritmo de contacto entre los puntos del grupo de elementos de contacto y los segmentos que definen al sólido rígido de la herramienta.

El elemento de contacto contiene a todos los nodos que pertenezcan a las aristas de los elementos con los que se espera que la herramienta haga contacto. Asimismo, estos nodos, si no están en contacto, son libres de moverse según el campo de velocidades.

Este algoritmo se ocupa de determinar tanto el movimiento de los nodos debido al contacto como los desplazamientos provocados por el campo de velocidades de los nodos libres (sin contacto) y consiste en un preprocesamiento y una secuencia de cálculo de movimientos, para cada paso de tiempo:

Preprocesamiento:

- Selección de los nodos vértice de cada elemento frontera con la superficie de contacto y ordenamiento según su posición inicial para establecer un cable o cadena de segmentos contiguos.
- Creación de nodos auxiliares entre cada par de nodos ordenados (upsampling).

Secuencia de movimiento de nodos:

- Se actualiza la posición de los nodos libres de la interface según el campo de velocidades en sus nodos (mesh tracking).
- Se actualiza la posición vertical de la herramienta a medida que desciende dentro del material, verificando si algún nodo del contorno de la malla quedara dentro del perímetro de su geometría. Si esto fuera así, se le imponen desplazamientos verticales a dichos nodos de manera de situarlos verticalmente en el borde de contacto, al tiempo que se asigna un valor unitario (1) al grado de libertad correspondiente al estado de contacto.
- Se calcula la nueva extensión del contorno de la interface y se actualiza la nueva posición de los nodos a lo largo del nuevo contorno, manteniendo la misma distancia relativa proporcional a la nueva longitud total.

2.2.2. Movimiento de nodos internos de la malla

Luego de resolver la posición de los nodos pertenecientes al grupo de contacto y superficie libre, el movimiento de nodos internos de la malla se determina de acuerdo con las técnicas SEMMT presentadas en Tezduyar (2001), calculando la posición de los nodos mediante la resolución de un sistema de ecuaciones de elasticidad en el dominio bidimensional (1) sin fuerzas volumétricas, donde \mathbf{u} es el campo de desplazamiento nodal, y λ y G son las constantes de Lamé.

$$\begin{aligned} \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} &= 0 \quad \text{en } \Omega_t \\ \boldsymbol{\sigma} &= \lambda \operatorname{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u})) \mathbf{I} + 2G \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}); \quad \text{donde:} \\ \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}) &= \frac{1}{2} (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) \end{aligned} \quad (1)$$

El movimiento de los nodos internos está determinado por la resolución de ecuaciones adicionales en base a los tamaños de los elementos y los modos de deformación en cuanto a cambios de volumen y forma a través del parámetro de rigidización χ , introducido por Stein (2003). Este parámetro es un número no negativo que rigidiza los elementos proporcionalmente a $(J^e)^{-\chi}$, siendo (J^e) el jacobiano del elemento. Cuando $\chi = 0$ el método se reduce a uno de elasticidad convencional. En este trabajo se estableció un valor de $\chi = 1$ para el dominio en general y $\chi = 2$ en la zona asociada a la interface. Como condición de frontera, el movimiento de los nodos en las interfaces libres es especificado que sea igual a la velocidad normal del fluido en la borde externo multiplicado por el intervalo de tiempo de cálculo, dt .

2.3. Resolución del problema mecánico

El problema mecánico se resuelve mediante ecuaciones de Navier-Stokes axisimétricas en tres dimensiones, \hat{r} , $\hat{\theta}$ y \hat{z} . Esto significa que $\mathbf{v}(r, \theta, z) = v_r(r, z)\hat{e}_z + v_\theta(r, z)\hat{e}_\theta + v_z(r, z)\hat{e}_z$ y $p = p(r, z)$ varían nodo a nodo en el dominio bidimensional pero sus derivadas respecto de $\hat{\theta}$ se consideran nulas.

El material fue modelado como un fluido newtoniano incompresible, de densidad ρ y viscosidad dinámica μ , mostrada en la expresión (2), dependiente de la temperatura y del parámetro de Zener-Hollomon, de acuerdo la expresión (3) o modelo de Sheppard y Wright (Li et al. (2016), Sun et al. (2018)), donde ε_e es el segundo invariante del tensor de tensiones o tasa de deformación efectiva definida en (2), Z es el parámetro de Zener-Hollomon (4), y σ_e es la tensión de flujo plástico equivalente, expresada en (3). Los parámetros α , A , n y Q son propiedades del material.

$$\mu = \frac{\sigma_e}{3\varepsilon_e}; \quad \varepsilon_e = \sqrt{\frac{2}{3}\boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{v}) : \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{v})}; \quad \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{v}) = \frac{1}{2} (\nabla \mathbf{v} + (\nabla \mathbf{v})^T) \quad (2)$$

$$\sigma_e = \frac{1}{\alpha} \operatorname{senh}^{-1} \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{1/n} \right] = \frac{1}{\alpha} \ln \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{1/n} + \left[1 + \left(\frac{Z}{A} \right)^{2/n} \right]^{1/2} \right] \quad (3)$$

$$Z = \varepsilon_e \exp \left(\frac{Q}{RT} \right) \quad (4)$$

El comportamiento del material queda descrito por los campos de velocidades \mathbf{v} y de presiones p , que obedecen a la siguiente ecuación constitutiva (6), donde \mathbf{I} es el tensor identidad y $\varepsilon(\cdot)$ el operador gradiente simétrico:

$$\boldsymbol{\sigma}_{(v,p)} = -p\mathbf{I} + 2\mu \varepsilon(\mathbf{v}) \quad (5)$$

$$\text{siendo: } \operatorname{div} \boldsymbol{\sigma} = 0; \quad \operatorname{div} \mathbf{v} = 0 \quad (6)$$

2.3.1. Formulación variacional

El problema se plantea mediante la formulación variacional siguiente:

Hallar $(\mathbf{v}, p) \in \text{Kin}_t$ tal que,

$$\langle \mathcal{R}_{\Omega_t}(\mathbf{v}, p), (\hat{\mathbf{v}}, \hat{q}) \rangle_{\Omega_t} = 0 \quad \forall (\hat{\mathbf{v}}, \hat{q}) \in \text{Var}_t \quad (7)$$

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega_t} \rho \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} \Big|_x \cdot \hat{\mathbf{v}} dV_t + \int_{\Omega_t} \rho \nabla \mathbf{v} (\mathbf{v} - \mathbf{v}_R) \cdot \hat{\mathbf{v}} dV_t + \int_{\Omega_t} \boldsymbol{\sigma}_{(v,p)} \cdot \varepsilon(\hat{\mathbf{v}}) dV_t \\ & - \int_{\Omega_t} \rho \mathbf{g} \cdot \hat{\mathbf{v}} dV_t - \int_{\Gamma_t} \mathbf{t} \cdot \hat{\mathbf{v}} dS_t - \int_{\Omega_t} \hat{q} \operatorname{div}(\mathbf{v}) dV_t = 0 \end{aligned} \quad (8)$$

$$\forall (\hat{\mathbf{v}}, \hat{q}) \in \text{Var}_t, \text{ siendo: } \mathbf{v}_R = \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} \Big|_x \text{ la velocidad del marco referencial.}$$

El espacio de las soluciones cinemáticamente admisible Kin_t y su correspondiente de variaciones Var_t se definen según:

$$\begin{aligned} \text{Kin}_t &= \left\{ \mathbf{v} \in \mathbf{H}^1(\Omega_t), \mathbf{v} = \mathbf{v}_R \text{ en } \Gamma_t^w \right\} \times \left\{ p \in L^2(\Omega_t) \right\} \\ \text{Var}_t &= \left\{ \hat{\mathbf{v}} \in \mathbf{H}^1(\Omega_t), \hat{\mathbf{v}} = \mathbf{0} \text{ en } \Gamma_t^w \right\} \times \left\{ \hat{q} \in L^2(\Omega_t) \right\} \end{aligned} \quad (9)$$

El segundo substep hace uso de la condición de contacto resuelta en el primer substep para imponer velocidades al contorno del dominio de fluido mediante el ensamblado de ecuaciones de condiciones oblicuas mediante penalización.

En el residuo en la expresión (8) se encuentran distintas fuentes de no linealidad, evidenciadas en forma explícita por el término convectivo de la aceleración, así como también de modo implícito por medio de la descripción del dominio referencial. En términos generales, distintos esquemas pueden plantearse para linealizar el problema. En particular, en el presente trabajo: 1) se representa el problema (8) en una configuración conocida, referencial; 2) se realiza una discretización temporal por medio de un esquema en diferencias finitas; 3) se linealiza el problema resultante mediante un esquema tipo Newton-Raphson; 4) se devuelve el problema linealizado a la configuración referencial.

En lo que sigue, por simplicidad, no se expresa el residuo (8) en la configuración inicial, ya que se utiliza un esquema del tipo *Picard* para linealizar y no una linealización completa. Por otro lado, para la discretización temporal, se utiliza un esquema incondicionalmente estable y totalmente implícito, del tipo *backward Euler*.

La formulación variacional (8) se estabiliza mediante *Streamline Upwind/Petrov-Galerkin* (SUPG) de Brooks AN (1982) y *Pressure Stabilizing/Petrov-Galerkin* (PSPG) de Tezduyar (1991).

2.4. Resolución del problema térmico

El problema térmico se plantea como un sistema de ecuaciones diferenciales de advección-difusión tridimensional (10) con simetría de revolución a resolver mediante técnica ALE en un dominio dependiente del tiempo. En esta expresión, ρ es la densidad del material, k es la conductividad térmica, C_p es la capacidad calorífica, γ es la fuente de calor, η es la fracción de trabajo mecánico transformado en calor, S es la componente desviadora del tensor σ y D es el gradiente simétrico de la tasa de deformación.

El esquema de integración temporal empleado fue del tipo Crank-Nicholson para satisfacer la ley de conservación geométrica (Farhat C. (2001)).

En este modelo se implementaron funciones polinomiales de grado 3 para k y C_p en función de la temperatura según Arora et al. (2011).

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} = \nabla \cdot (k \nabla T) + \gamma; \quad \gamma = \eta \cdot (S : D) \quad (10)$$

La condición de contacto en los nodos del contorno, calculada previamente, determina las constantes de extracción de calor por conducción de calor a la herramienta o a las placas de soporte (a través de una condición de Neumann) si existe contacto y por convección natural al aire en el caso de superficies libres.

Los elementos del volumen son tratados como triangulares lineales, mientras que los valores de temperatura en los nodos de mitad de lado son interpolados linealmente.

2.5. Mallado

Una malla de 1211 nodos y 562 elementos triangulares tipo Taylor-Hood (P2P1) se utilizó para representar al continuo bidimensional con simetría de revolución y capturar con mayor precisión los altos gradientes de velocidades.

La geometría fue creada con el software GMSH (Geuzaine y Remacle (2009)), y fue post-procesada luego mediante un algoritmo escrito en lenguaje Python (Van Rossum (1995-2018)) a fin de lograr la relación de aspecto elongada en la dirección vertical para minimizar la deformación de algunos elementos durante la etapa de introducción.

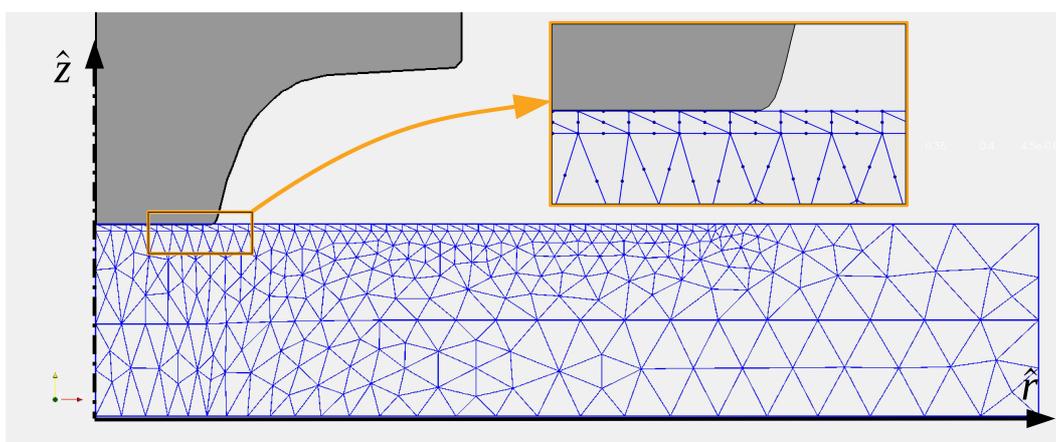


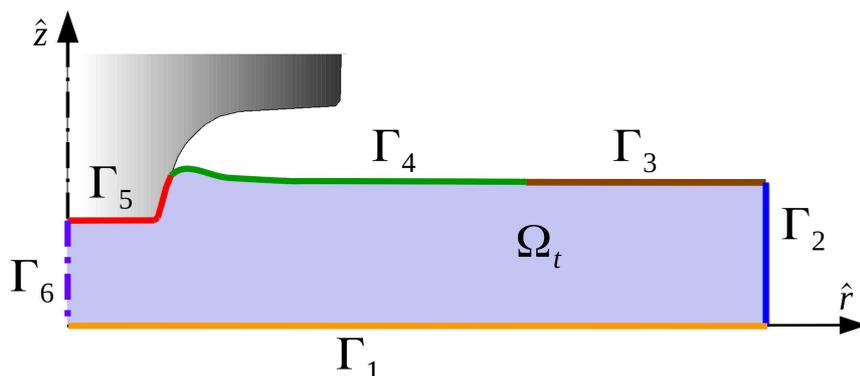
Figura 2: Malla bidimensional en condiciones iniciales utilizada para la resolución de la unión por FSSW, geometría axisimétrica de la herramienta y detalle de la malla en la zona de contacto.

En la figura 2 se muestra la malla donde se pueden observar las tres zonas de interés: planchuela inferior, planchuela superior y zona de contacto con herramienta. Más allá del tipo de

mallado en cada región, se utilizó el mismo tipo de elemento para modelar el comportamiento del material en todo el continuo.

El perfil de la herramienta es definido mediante una serie de puntos en el plano \hat{r}, \hat{z} correspondientes a radios y alturas, respectivamente, introducidos al framework de resolución a través de un archivo de parámetros.

En la figura 3 se muestran las condiciones de contorno para cada una de las secciones de la frontera del dominio.



	Movimiento de malla	Navier Stokes	Térmico
Γ_1	$U_z = 0$	$V_r = 0, V_z = 0$	Conducción por contacto con acero
Γ_2	$U_r = 0$	$V_r = 0, V_z = 0, V_{th} = 0$	Conducción por el material
Γ_3	$U_z = 0$	$V_r = 0, V_z = 0, V_{th} = 0$	Convección al aire
Γ_4	U_r, U_z determinadas por V_r, V_z	Libre	Convección al aire
Γ_5	U_r, U_z impuestas por herramienta	V_r, V_z, V_θ impuestas por penalización	Conducción por contacto con acero
Γ_6	$U_r = 0$	$V_r = 0$ por simetría de revolución	Adiabático

Figura 3: Condiciones de contorno, para los tres substeps, en las diferentes fronteras del dominio.

2.6. Parámetros geométricos y físicos del modelado

Se eligió para modelar numéricamente la soldadura experimental realizada por Gerlich et al. (2005) debido a que estos autores colocaron termocuplas dentro de la herramienta, a $0,2 \text{ mm}$ debajo de la superficie frontal del pin y de mitad del hombro, obteniendo lecturas de temperatura relativamente fieles a las del material.

El material utilizado para el modelado fue la aleación AA6061, cuya composición química se muestra en la tabla 1.

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
0,4 – 0,8	$\leq 0,7$	0,4 – 0,35	0,15	1,2	0,04 – 0,35	$\leq 0,25$	$\leq 0,15$	Rem.

Tabla 1: Composición química de la aleación AA6061. (Yang (2012)).

La geometría real de la herramienta, según las fotografías del trabajo de los autores citados, posee un radio de acuerdo entre el pin y el hombro, por lo cual fue relevado digitalmente y generado para el cálculo numérico. El perfil se muestra en la geometría de la figura 2.

Los parámetros del ensayo fueron los siguientes: espesor total de material $e = 2,6 \text{ mm}$, velocidad de giro de la herramienta $\Omega = 1000 \text{ rpm}$, diámetro de hombro $\Phi_h = 10 \text{ mm}$, diámetro de pin $\Phi_p = 4 \text{ mm}$, longitud de pin $h = 2 \text{ mm}$, velocidad de inserción $v_z = 0,75 \text{ mm/s}$, tiempo de permanencia $t_d = 4 \text{ s}$, profundidad de penetración de la herramienta $h_f = 2,2 \text{ mm}$.

Las funciones polinomiales que definen la capacidad calorífica y al coeficiente de transferencia de calor fueron las siguientes:

$$C_p(T) = 929 - 6,27 \cdot 10^{-1}T + 1,48 \cdot 10^{-3}T^2 - 4,33 \cdot 10^{-8}T^3 \left[\frac{J}{kg \cdot ^\circ K} \right]$$

$$k(T) = 25,2 + 3,98 \cdot 10^{-1}T + 7,36 \cdot 10^{-6}T^2 - 2,52 \cdot 10^{-7}T^3 \left[\frac{W}{m \cdot ^\circ K} \right]$$

Las constantes de la aleación AA6061 para el modelo de Sheppard y Wright fueron $\ln A = 26,707$, $\alpha = 0,01 [1/MPa]$, $n = 9,16$ e $Q = 143890 [J/mol]$.

El valor de la fracción de trabajo mecánico transformado en calor fue $\eta = 0,6$ según J. Hodowany (2000).

El coeficiente de transferencia de calor entre el material y la placa soporte (frontera Γ_1) $h_s = 11 \left[\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ K} \right]$, según J.H. Kang (2006), mientras que el coeficiente de transferencia a través de la frontera Γ_2 fue $h_f = 1000 \left[\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ K} \right]$ simulando la continuación del material. El coeficiente de transferencia de calor por convección natural al aire (Γ_3 y Γ_4) fue $h_0 = 5 \left[\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ K} \right]$. El coeficiente de transferencia de calor entre la herramienta y el material (Γ_5) fue: $h_f = 300 \left[\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ K} \right]$.

Los parámetros térmicos de la herramienta fueron: $C_p = 5,6 \left[\frac{J}{mm^2 \cdot ^\circ K} \right]$, $k = 28,4 \left[\frac{W}{m \cdot ^\circ K} \right]$.

3. RESULTADOS

En la figura 4 se muestran los datos experimentales relevados por Gerlich et. al, junto con los resultados de temperaturas del modelado para posiciones en el continuo correspondientes a la ubicación de las termocuplas en la herramienta real.

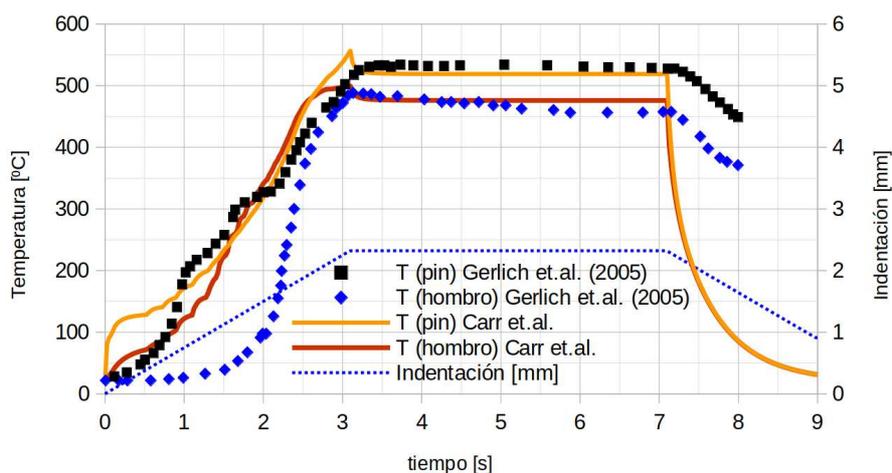


Figura 4: Resultados experimentales de temperatura de hombro y pin registrados por Gerlich et.al. y valores de temperatura calculada mediante modelado numérico para posiciones del dominio en contacto con la herramienta en los lugares correspondientes a ambas termocuplas.

En la figura 5 se muestra el campo de velocidades circunferenciales para los cuatro primeros instantes de la etapa de introducción correspondientes a $t = 0, 0,5, 1,0$ y $1,5$ segundos.

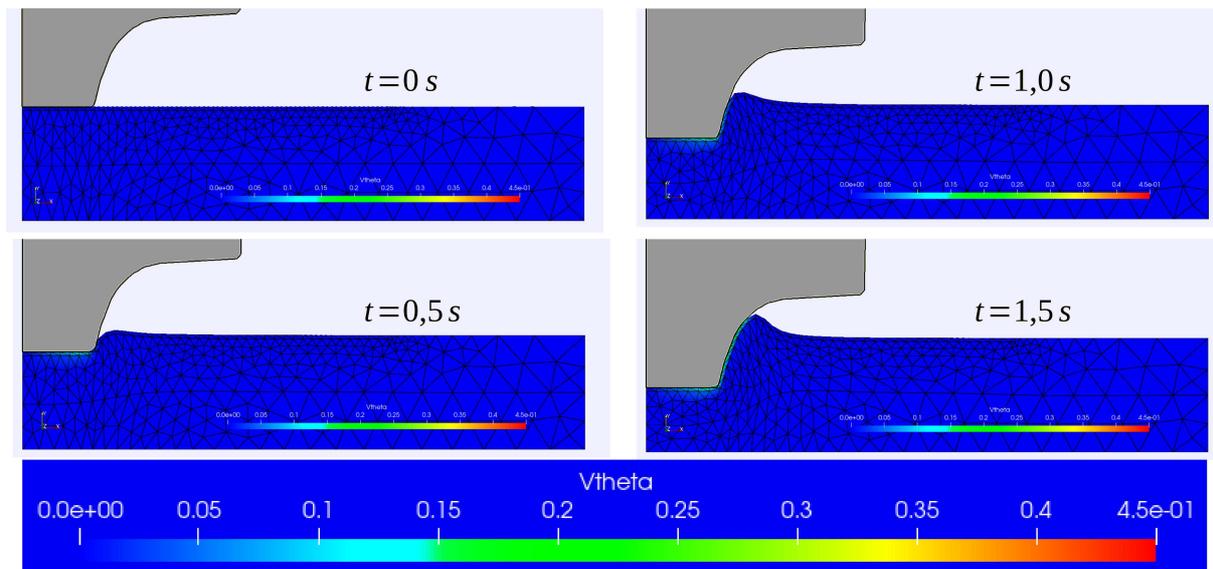


Figura 5: Secuencia de etapa de introducción. Campo de velocidades circunferenciales para el rango $0 \leq t \leq 1,5 s$.

En la figura 6 se puede observar el campo de velocidades circunferenciales para seis siguientes instantes de la etapa de introducción, correspondientes a $t = 2,0, 2,25, 2,5, 2,75, 3,0$ y $3,25$ segundos. A partir de $t = 3,2s$ comienza la etapa de permanencia, en la cual no se aprecia variación del campo de velocidades tangenciales y las velocidades radial circunferencial son nulas. Luego de $t = 7 s$ comienza la etapa de retirada, el campo de velocidades es nulo en todo el dominio y el material se enfría hasta temperatura ambiente.

La figura 7 muestra las velocidades del material en las direcciones \hat{r} y \hat{z} en forma de vectores para cuatro instantes en la etapa de introducción.

4. DISCUSIÓN

En la figura 4 se pueden apreciar las curvas de temperatura registradas experimentalmente por Gerlich et al. (2005) et. al. mediante termocuplas insertas a $0,2 mm$ por debajo de la superficie frontal del pin y del hombro. En la misma figura se muestran los valores de temperatura para dos sitios del continuo ubicados en puntos de la frontera correspondientes a las posiciones de sendas termocuplas. Se puede apreciar que al inicio, para $t \leq 1 s$, los valores del modelado numérico de temperatura del pin aumentan más rápidamente que los valores experimentales. Esto puede deberse a que el registro experimental de temperatura está inserto en la herramienta de acero, que posee una inercia térmica mayor al material trabajado. Además, los datos del modelado numérico se tomaron directamente en los nodos del material en contacto con el pin. La demora en el calentamiento del hombro en los datos experimentales a comparación del continuo puede ser debida a que esa termocupla está situada en una zona que no hace contacto aún y recibe calor por conducción a través del acero de la herramienta, mientras que el punto del material correspondiente recibe calor por conducción a través del aluminio, de mayor valor de coeficiente de conducción térmica que el acero.

En la etapa de retirada, las curvas divergen por la simple razón de que las termocuplas están insertadas en el acero de la herramienta mientras que las curvas obtenidas del modelado se refieren a puntos del continuo, representando a las placas de aleación de aluminio.

Las curvas de temperatura mostraron un notable ajuste a los valores experimentales, sobre todo en la etapa de permanencia, donde la condición de contacto experimental es de adherencia

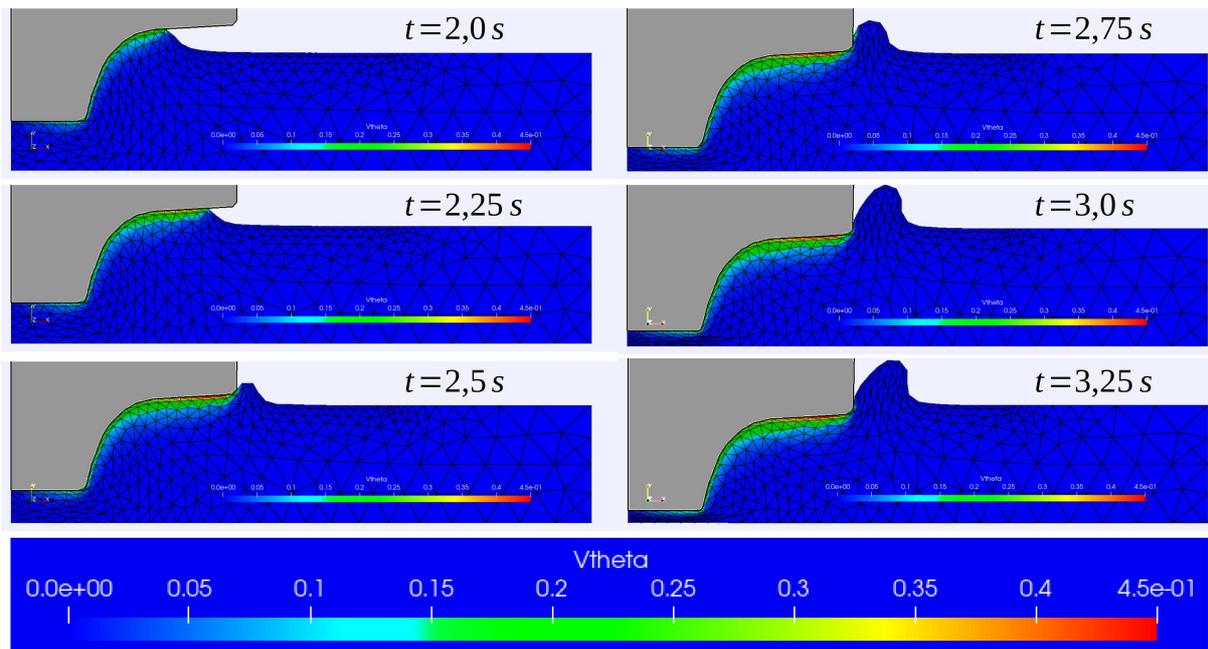


Figura 6: Secuencia de etapa de introducción y comienzo de etapa de permanencia. Campo de velocidades circunferenciales para el rango $2, 0 \leq t \leq 3,25s$.

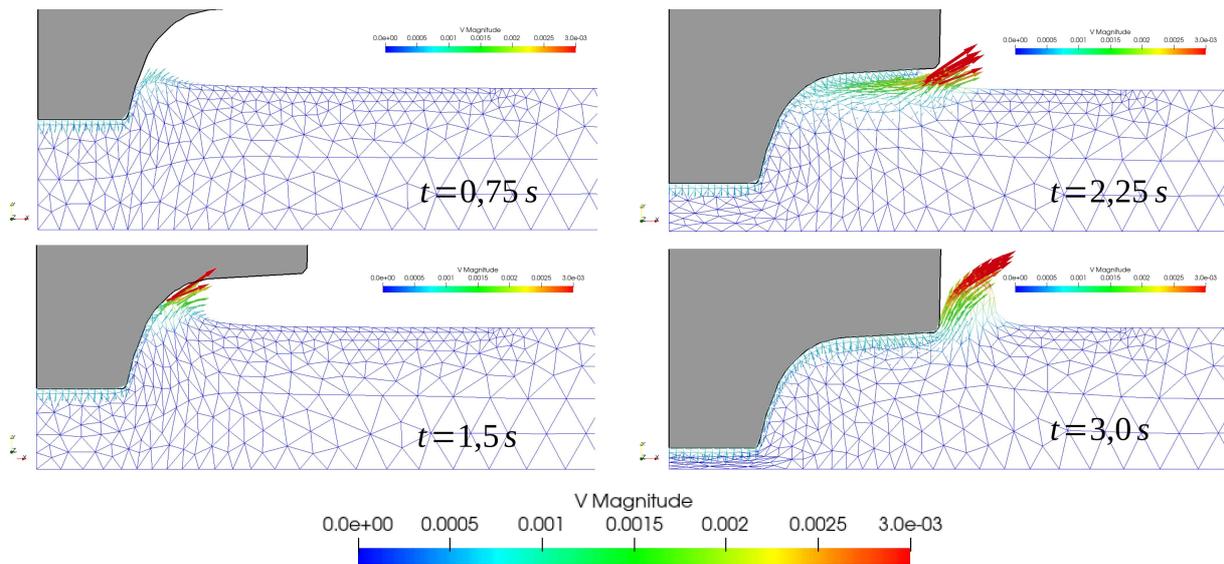


Figura 7: Secuencia de etapa de introducción. Campo de velocidades en $[m/s]$ en las direcciones \hat{r} y \hat{z} para el rango $0,75 \leq t \leq 3,0 s$.

en toda la superficie de contacto.

En las figuras 5 y 6, donde se muestran los campos de velocidades en la dirección $\hat{\theta}$, se puede apreciar que a lo largo del proceso de soldadura se estableció una zona cercana a la herramienta en la cual se desarrollan altas velocidades circunferenciales y además altos gradientes de V_{θ} en la dirección vertical \hat{z} . Estos gradientes generan un alto trabajo mecánico y por consiguiente, elevación local de la temperatura, lo que a su vez provoca la disminución del coeficiente μ y de la tensión efectiva S_{Eff} , por lo que termina estableciéndose un equilibrio.

Observando la figura 7, que muestra las velocidades del material en las direcciones \hat{r} y \hat{z} , se advierte que existe un flujo de material en una zona cercana a la herramienta, siendo máxima la

velocidad de eyección de material un poco por debajo de la superficie de la herramienta. Estos resultados de flujo de material coinciden aproximadamente con los de [Hirasawa et al. \(2010\)](#), quienes utilizaron el método de partículas con una geometría de herramienta similar a la de este trabajo. Sin duda la causa de este efecto es la disminución de tensión efectiva del material debido al descenso de la viscosidad provocada por el aumento de temperatura a su vez producto del la adhesión y la elevada tasa de velocidad de deformación cerca de la herramienta. La existencia de un máximo por debajo de la superficie en contacto puede deberse a la pérdida de calor por conducción hacia la herramienta en contacto, lo cual provoca un aumento de la viscosidad en esa zona, por lo tanto provocando el aumento de esfuerzo de corte y la disminución de tasa de deformación. Se puede ver también que a medida que la herramienta desciende con velocidad constante, la velocidad del material en la superficie libre aumenta hasta generar la corona de debris característica de este tipo de soldadura cuando existe algún grado de penetración del hombro.

En cuanto al detalle de las consideraciones para el cálculo, resultó más favorable considerar la viscosidad del material como dependiente de la temperatura que constante, ya que los valores de temperatura que se obtenían en este último caso eran por demás excesivos y alejados de la realidad. Asimismo resultó más favorable, para la convergencia de la solución, tomar la viscosidad variable a través del continuo (evaluada en cada punto de Gauss) frente a considerarla constante por elemento. Por otra parte, la discretización inevitable de la zona de contacto generó variaciones algo abruptas en los perfiles de velocidad al hacer contacto un nuevo nodo. Esto puede mitigarse aumentando la densidad de elementos a costa de elevar significativamente el tiempo de cálculo.

No obstante, se logró obtener una herramienta computacional que resuelve de manera escalonada y con ajuste aceptable a los datos experimentales, tres problemas concurrentes:

- Modelo bidimensional pseudo elástico para cálculo de contacto y movimiento de nodos internos de la malla debido a la inserción de la herramienta.
- Ecuaciones de Navier-Stokes tridimensionales (dominio bidimensional con simetría de revolución) mediante técnicas ALE considerando variaciones de viscosidad por puntos de Gauss.
- Ecuaciones de balance de calor tridimensionales (dominio bidimensional con simetría de revolución) mediante técnicas ALE en dominio variable en el tiempo.

5. CONCLUSIONES

Se realizó el modelado numérico del proceso completo de soldadura de punto por fricción agitación (FSSW) mediante el método de Elementos Finitos utilizando un dominio bidimensional con simetría de revolución.

El modelo comprende tres substeps por cada paso de tiempo: 1) el cálculo de la evolución del cambio de forma de la malla en el dominio bidimensional mediante la resolución de ecuaciones de elasticidad, 2) la resolución de las ecuaciones de Navier-Stokes para un flujo incompresible mediante técnicas Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) y 3) la resolución de ecuaciones de balance de calor mediante técnicas ALE y la integración en dominios variables en el tiempo utilizando un esquema Crank-Nicholson.

Se realizó la simulación numérica de una soldadura experimental reportada en literatura y se compararon los resultados del campo térmico. Las curvas obtenidas de cálculo se ajustaron

notablemente a los valores registrados experimentalmente. Esto hace suponer una adecuada selección de condiciones de transferencia de calor con el medio. Asimismo, también se puede afirmar que es acertada la suposición de adherencia entre herramienta y material, dado que bajo esta hipótesis la generación de calor se produce solamente por trabajado mecánico. Se obtuvo una geometría final de soldadura con ajuste aceptable a los resultados experimentales. Los campos de velocidad de material están cualitativamente de acuerdo a lo reportado en literatura.

Se obtuvo una herramienta computacional que resuelve de manera escalonada todo el proceso de soldadura de punto por fricción-agitación con un ajuste aceptable a los datos experimentales.

AGRADECIMIENTOS

Este trabajo se realizó en el marco de los proyectos “Simulación Computacional de Sistemas Mecánicos No-Lineales” (15/G497) y “Modelización Computacional de Problemas Multifísica”.

REFERENCIAS

- Arora A., De A., y DebRoy T. Toward optimum friction stir welding tool shoulder diameter. 64(1):9–12, 2011. ISSN 13596462. doi:10.1016/j.scriptamat.2010.08.052.
- Brooks AN H.T. Streamline upwind petrov–galerkin formulations for convection dominated flows with particular emphasis on the incompressible navier–stokes equations. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 32:199–259, 1982.
- Donea J., Huerta A., Ponthot J.P., y Rodriguez-Ferran A. *Arbitrary Lagrangian–Eulerian Methods - Fundamentals - Encyclopedia of Computational Mechanics*, volumen I. Edited by Erwin Stein, René de Borst and Thomas J.R. Hughes, John Wiley & Sons, Ltd, 2004.
- D’Urso G. y Giardini C. Fem model for the thermo-mechanical characterization of friction stir spot welded joints. *Int J Mater Form, Springer Verlag, France*, 2(9):149–160, 2015.
- Farhat C. Geuzaine P. G.C. The discrete geometric conservation law and the nonlinear stability of ale schemes for the solution of flow problems on moving grids. *Journal of Computational Physics*, 174:669–694, 2001.
- Gerlich A., Su P., y North T. Tool penetration during friction stir spot welding of al and mg alloys. *Journal of Material Science*, 40:6473–6481, 2005.
- Geuzaine C. y Remacle J.F. Gmsh: a three-dimensional finite element mesh generator with built-in pre- and post-processing facilities. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 79(11):1309–1331, 2009.
- Guerdoux S. Numerical simulation of the friction stir welding process using both lagrangian and arbitrary lagrangian eulerian formulations. *AIP*, 712:1259–1264, 2004. doi:10.1063/1.1766702.
- Hirasawa S., Badarinarayan H., Okamoto K., Tomimura T., y Kawanami T. Analysis of effect of tool geometry on plastic flow during friction stir spot welding using particle method. *Journal of Materials Processing Technology*, 210:1455–1463, 2010.
- J. Hodowany G. Ravichandran A.J.R.P.R. Partition of plastic work into heat and stored energy in metals. *Experimental Mechanics*, página 113–123, 2000.
- J.H. Kang K.O. Lee S.K. Heat transfer coefficient for f.e. analysis in the warm forging process. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 20(1-2):367–370, 2006.
- Kuykendall K.L. An evaluation of constitutive laws and their ability to predict flow stress over

- large variations in temperature, strain, and strain rate characteristic of friction stir welding. *Ph.D Thesis*, 2011.
- Li Z., Yue Y., Ji S., Peng C., y Wang L. Optimal design of thread geometry and its performance in friction stir spot welding. *Materials and Design*, 94:368–376, 2016.
- Mandal S., Rice J., y Elmustafa A. Experimental and numerical investigation of the plunge stage in friction stir welding. 203(1):411–419, 2008. doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.10.067.
- Miles M., Karki U., y Hovanski Y. Temperature and material flow prediction in friction-stir spot welding of advanced high-strength steel. *The Journal of The Minerals, Metals & Materials Society (TMS)*, 66(10), 2015. ISSN 1047-4838.
- P. Jedrasiak H.S. Small strain finite element modelling of friction stir spot welding of al and mg alloys. *Journal of Materials Processing Tech.*, 263:207–222, 2019.
- Stein K. T.T.B.R. Mesh moving techniques for fluid-structure interactions with large displacements. *Journal of Applied Mechanics*, 70(1):58–63, 2003. doi:doi:10.1115/1.1530635.
- Sun Z., Wu C., y Kumar S. Determination of heat generation by correlating the interfacial friction stress with temperature in friction stir welding. *Journal of Manufacturing Processes*, 31:801–811, 2018.
- Tezduyar T.E. Stabilized finite element formulations for incompressible flow computations. *Advances in Applied Mechanics*, 28:1–44, 1991.
- Tezduyar T.E. Finite element interface-tracking and interface-capturing techniques for flows with moving boundaries and interfaces. *American Society of Mechanical Engineers, Heat Transfer Division, (Publication) HTD*, 369:105–114, 2001.
- Urquiza S. y Vénere M. An application framework architecture for fem and other related solvers. 11, 2001.
- Van Rossum G. Python tutorial. 1995-2018.
- Yang S. comportement et endommagement des alliages d'aluminium 6061-t6 : approche micro-mécanique. *C. Autre. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris*, 2012.
- Zhang B., Chen X., Pan K., Li M., y Wang J. Thermo-mechanical simulation using microstructure-based modeling of friction stir spot welded AA6061-T6. *Journal of Manufacturing Processes*, 37:71–81, 2019.